

MÔ PHỎNG SỐ ỨNG XỬ VÀ ĐẬP CỦA SÀN BÊ TÔNG NƯỚC BIỂN CÁT BIỂN CỐT GFRP

Phan Tấn Đạt^{a,b}, Nguyễn Minh Long^{a,b}, Đinh Văn Thuật^c, Lã Hồng Hải^{a,b,d,*}

^aKhoa Kỹ thuật Xây dựng, Trường Đại học Bách Khoa TP. Hồ Chí Minh,

268 đường Lý Thường Kiệt, phường Diên Hồng, TP. Hồ Chí Minh, Việt Nam

^bĐại học Quốc gia Thành phố Hồ Chí Minh, phường Linh Xuân, TP. Hồ Chí Minh, Việt Nam

^cKhoa Xây dựng Dân dụng và Công nghiệp, Trường Đại học Xây dựng Hà Nội,

55 đường Giải Phóng, phường Bạch Mai, Hà Nội, Việt Nam

^dKhoa Kỹ thuật - Công nghệ, Trường Đại học Tây Đô, 68 đường Trần Chiên, khu vực Thạnh Mỹ, phường Cái Răng, TP. Cần Thơ, Việt Nam

Nhận ngày 24/7/2025, Sửa xong 15/9/2025, Chấp nhận đăng 17/9/2025

Tóm tắt

Bê tông nước biển cát biển kết hợp với cốt thanh chịu lực polymer gia cường sợi thủy tinh (GFRP) là một giải pháp phù hợp cho các công trình xây dựng ở khu vực ven biển và hải đảo. Cho đến nay, những hiểu biết về ứng xử và thiết kế loại kết cấu này vẫn còn rất hạn chế, đặc biệt là ứng xử động của kết cấu dưới tải va đập. Bài báo này nghiên cứu ứng xử và đập của sàn bê tông nước biển cát biển cốt GFRP (GFRP-SC) bằng phương pháp mô phỏng số dựa trên chương trình LS-DYNA. Nghiên cứu mô phỏng được thực hiện trên hai mẫu sàn, gồm một sàn GFRP-SC và một sàn bê tông cốt thép (BTCT) đối chứng. Các mẫu sàn có cùng hàm lượng cốt dọc là 0,7%, kích thước chiều rộng $\times$ dày $\times$ dài là $1,0 \times 0,1 \times 2,3$ (m), tương ứng với tỷ số nhịp trên chiều dày sàn là 20. Kết quả mô phỏng số được kiểm chứng với thí nghiệm và cho kết quả tương đồng tốt. Kết quả cho thấy lực va đập đạt giá trị đỉnh rất sớm ngay ở những xung va đập đầu tiên; trong khi, chuyển vị của sàn bắt đầu gia tăng nhanh và đạt giá trị lớn nhất ở thời điểm trễ hơn đáng kể sau khi lực va đập đạt đỉnh. Phản lực gối tựa được ghi nhận rất thấp so với lực va đập đỉnh. So với sàn BTCT, khả năng kháng va đập và kiểu phá hoại của sàn GFRP-SC không có sự khác biệt đáng kể nhưng biến dạng của sàn GFRP-SC lớn hơn sàn BTCT. Các sàn đều bị phá hủy do uốn ở giai đoạn ứng xử tổng thể, không phải ở giai đoạn cục bộ.

Từ khoá: bê tông nước biển cát biển; sàn; cốt thanh GFRP; mô phỏng số; thí nghiệm; tải va đập.

NUMERICAL SIMULATION OF THE IMPACT BEHAVIOR OF GFRP-REINFORCED SEAWATER SEA-SAND CONCRETE SLABS

Abstract

Seawater sea-sand concrete reinforced with glass fiber-reinforced polymer (GFRP) bars offers a promising solution for construction in coastal and island regions. However, the current understanding of the behavior and design of such structures remains limited, particularly regarding their dynamic response under impact loading. This study investigates the impact behavior of GFRP-reinforced seawater sea-sand concrete (GFRP-SC) slabs based on numerical simulation by using the LS-DYNA software. Two slab specimens were modeled: one GFRP-SC slab and one conventional reinforced concrete (RC) slab. Both slabs had identical longitudinal tensile reinforcement ratios of 0.7% and geometrical dimensions of 1.0 m (width) $\times$ 0.1 m (thickness) $\times$ 2.3 m (length), corresponding to a span-to-depth ratio of 20. The simulation results were validated against experimental data and demonstrated good agreement. The results showed that the impact force reached its peak value rapidly during the initial impact pulses, whereas the displacement of the slabs increased significantly afterward and reached its maximum after the impact force had reached its peak value. The recorded support reactions were considerably lower than the peak impact force. In comparison with the RC slab, the GFRP-SC slab exhibited similar impact resistance and failure modes, but with larger deformations. The slabs all failed due to bending at the global response stage, not at the local stage.

Keywords: seawater sea-sand concrete; slab; GFRP; numerical simulation; experiment; impact loading.

[https://doi.org/10.31814/stce.huce2025-19\(4V\)-03](https://doi.org/10.31814/stce.huce2025-19(4V)-03) © 2025 Trường Đại học Xây dựng Hà Nội (ĐHXDHN)

1. Đặt vấn đề

Trước áp lực gia tăng về nhu cầu vật liệu xây dựng, đặc biệt trong bối cảnh phát triển cơ sở hạ tầng vùng ven biển và hải đảo, bê tông sử dụng nước biển cát biển đang nổi lên như một hướng tiếp

*Tác giả đại diện. Địa chỉ e-mail: lahonghai.sdh20@hcmut.edu.vn (Hải, L. H.)

cận đầy tiềm năng. Giải pháp này có thể tận dụng hiệu quả nguồn tài nguyên sẵn có tại địa phương như nước biển và cát biển để thay thế cho vật liệu truyền thống như nước sạch và cát sông để sản xuất bê tông. Tuy nhiên, đặc tính giàu ion clo-rua trong hai thành phần vật liệu này lại đặt ra rủi ro lớn đối với độ bền của cốt thép truyền thống do hiện tượng ăn mòn, từ đó làm suy giảm tuổi thọ công trình. Để khắc phục vấn đề này, cốt thanh polymer gia cường hay còn gọi là cốt phi kim (FRP) được xem là một giải pháp thay thế triển vọng cho cốt thép nhờ khả năng chống ăn mòn vượt trội trong môi trường clo-rua, cùng với cường độ chịu kéo cao và khối lượng riêng nhẹ [1, 2]. Việc ứng dụng cốt phi kim trong bê tông nước biển cát biển mở ra một hướng đi mới trong việc phát triển vật liệu bê tông bền vững cho các công trình ven biển và hải đảo.

Ứng xử và đập của kết cấu là một trong những lĩnh vực nghiên cứu quan trọng của ngành kỹ thuật xây dựng và cơ học vật liệu [3, 4]. Trong trạng thái cân bằng tĩnh, lực quán tính có thể được bỏ qua và tải trọng tác dụng cân bằng với phản lực gối tựa. Tuy nhiên, dưới tác dụng của tải trọng động như tải va đập, trạng thái cân bằng của cấu kiện phụ thuộc rất lớn vào các đặc tính quán tính và thời gian tác động của tải trọng [5, 6]. Điều này khiến cho kiểu phá hoại và các đặc trưng chịu lực của cấu kiện chịu tải trọng va đập có thể rất khác biệt so với của cấu kiện chịu tải trọng tĩnh. Fujikake và cs. [7] và Zhao và cs. [8] chỉ ra rằng ứng xử của dầm bê tông cốt thép (BTCT) chịu tải trọng va đập trải qua hai giai đoạn riêng biệt. Giai đoạn đầu là ứng xử cục bộ của dầm được quyết định bởi năng lượng va đập và độ cứng của vùng tiếp xúc; và giai đoạn sau là ứng xử tổng thể của dầm, chịu sự chi phối bởi độ cứng uốn và điều kiện biên của dầm.

Một số phương pháp khác nhau đã được sử dụng để khảo sát ứng xử và đập cho cấu kiện BTCT như phương pháp thí nghiệm và phương pháp số [9–13]. Trong đó, phương pháp thí nghiệm cho phép đo đạc thông số trực tiếp và quan sát được ứng xử của cấu kiện dưới tải va đập. Các thí nghiệm về tải va đập đã cung cấp nguồn dữ liệu quý giá về ứng xử động học của cấu kiện; tuy nhiên, phương pháp này cần sự đầu tư lớn về trang thiết bị thí nghiệm, chi phí chế tạo mẫu và thời gian thực hiện tương đối dài. Bên cạnh đó, phương pháp thí nghiệm thường khó khả thi cho các cấu kiện có kích cỡ lớn hay kích cỡ thực tế. Trong trường hợp này, mô phỏng số có thể là một phương pháp phù hợp để dự đoán ứng xử và đập của các cấu kiện với các cấu hình thử nghiệm khác nhau. Chương trình LS-DYNA [14] được xây dựng dựa trên phương pháp phần tử hữu hạn (FEM) có kể đến các đặc tính phi tuyến của vật liệu và hiệu ứng tốc độ biến dạng thông qua hệ số gia tăng động (DIF); chương trình này đã và đang được sử dụng rộng rãi trong mô phỏng cấu kiện BTCT chịu tải va đập [4, 15]. Cho đến hiện tại, các nghiên cứu về ứng xử và đập trên cấu kiện bê tông nước biển cát biển cốt FRP nói chung còn rất khan hiếm. Đặc biệt, các nghiên cứu về ứng xử và đập của sàn GFRP-SC bằng thí nghiệm và mô phỏng số vẫn chưa thấy được công bố. Cho nên, các nghiên cứu trong lĩnh vực này là thực sự rất cần thiết, nhằm cung cấp thêm các hiểu biết mới về ứng xử và đập của loại cấu kiện GFRP-SC tương đối mới với các đặc tính bền vững và có nhiều tiềm năng này.

Bài báo này nghiên cứu ứng xử của sàn bê tông nước biển cát biển cốt GFRP (GFRP-SC) chịu tải va đập bằng phương pháp mô phỏng số sử dụng chương trình LS-DYNA [14]. Các kết quả nghiên cứu liên quan đến kiểu phá hoại, khả năng biến dạng và khả năng chịu tải va đập của sàn GFRP-SC được tập trung làm rõ và so sánh với sàn BTCT truyền thống. Kết quả mô phỏng số thu được từ nghiên cứu này cũng được kiểm chứng với kết quả nghiên cứu thí nghiệm của sàn GFRP-SC chịu tải va đập của chính các tác giả.

2. Mô phỏng số bằng chương trình LS-DYNA

2.1. Thông số mô hình đầu vào

Trong nghiên cứu này, mô phỏng số dựa trên phương pháp phần tử hữu hạn bằng chương trình LS-DYNA [14] được thực hiện trên hai mẫu sàn, gồm một sàn bê tông nước biển cát biển cốt GFRP

(GFRP-SC) và một sàn BTCT đối chứng chịu va đập bởi búa thép rơi tự do.

a. Bê tông

Bê tông nước biển cát biển trong nghiên cứu này có cường độ chịu nén trung bình dọc trục (mẫu lập phương 150 mm) là $f_{c,cube} = 50,4$ MPa và cường độ ép chẻ (mẫu lập phương 150 mm) là $f_{sp,cube} = 5,9$ MPa. Tương tự, bê tông nước sạch cát sạch có cường độ nén $f_{c,cube} = 51,4$ MPa và cường độ ép chẻ $f_{sp,cube} = 6,5$ MPa.

b. Cốt thanh GFRP và thép

Thanh cốt sợi thủy tinh (GFRP) có bề mặt vằn với đường kính danh định (d_b) là 12 mm và đường kính thực (d_{fb}) là 10,5 mm. Cường độ chịu kéo trung bình (f_{fu}) của thanh GFRP được xác định từ năm mẫu theo ASTM D-3916-08 [16] là 804 MPa. Mô-đun đàn hồi (E_f) và biến dạng kéo đứt (ε_{fu}) của thanh GFRP lần lượt là 48 GPa và 2,2% [17].

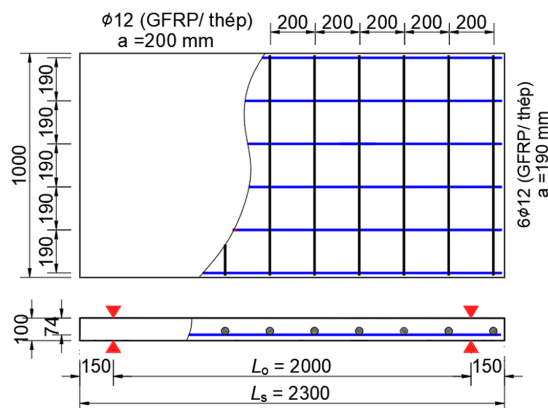
Cốt thép vằn dùng cho sàn BTCT đối chứng có đường kính (d_{sb}) là 12 mm. Giới hạn chảy (f_{sy}) và giới hạn bền (f_{su}) lần lượt là 350 MPa và 500 MPa. Hình dạng thanh GFRP và thanh thép được thể hiện ở Hình 1.



Hình 1. Hình dạng thanh GFRP và thép

c. Cấu tạo sàn

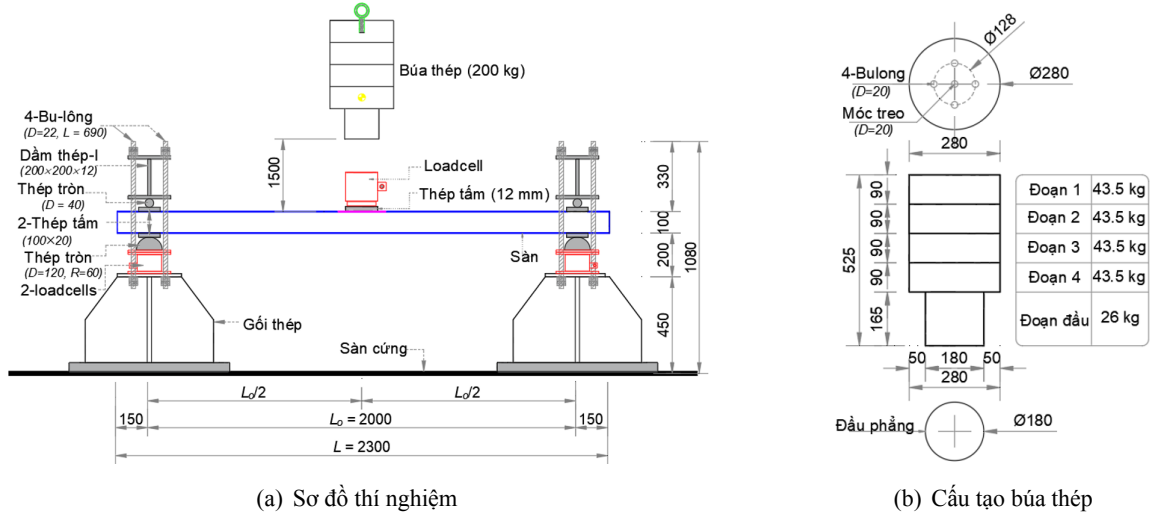
Các sàn được thiết kế có cùng kích thước với chiều rộng (b_s) $\times$ chiều dày (h_s) $\times$ chiều dài (L_s) = 1,0 $\times$ 0,1 $\times$ 2,3 (m), tương ứng với tỉ số nhíp trên chiều dày của tiết diện sàn (L_o/h_s) là 20 theo ACI 440.11-22 [18]. Chiều cao làm việc của sàn $d = 74$ mm. Cốt dọc chịu kéo trong sàn GFRP-SC được thiết kế với 6 ϕ 12 ($a = 190$ mm), tương ứng với hàm lượng $\rho_f = 0,7\%$ phù hợp theo ACI 440.11-22 [18]. Cốt dọc chịu kéo trong sàn BTCT đối chứng cũng được bố trí tương tự. Cốt cấu tạo theo phương ngang (phương vuông góc với cốt dọc chịu kéo) của các sàn được bố trí các thanh có đường kính 12 mm ($a = 200$ mm). Chi tiết cấu tạo sàn như thể hiện ở Hình 2.



Hình 2. Cấu tạo sàn

d. Sơ đồ bố trí tải và đập

Sàn được mô phỏng theo sơ đồ sàn một phương chịu uốn ba điểm với liên kết gối tựa đơn giản như thể hiện ở Hình 3. Tải và đập được mô phỏng bằng cách thả búa thép rơi tự do tác dụng vào vị trí giữa sàn. Nhịp thử tải L_o của sàn là 2,0 m. Khoảng cách từ tim gối tựa đến mép ngoài cùng của sàn là 150 mm. Năng lượng và đập được tạo ra bởi búa thép có khối lượng 200 kg và được thả rơi tự do ở độ cao 1,5 m tác dụng vào giữa sàn.



Hình 3. Sơ đồ thí nghiệm

2.2. Mô hình vật liệu trong LS-DYNA

a. Bê tông

Đặc tính cơ học ngắn hạn của bê tông sử dụng nước biển cát biển và bê tông nặng thông thường không có sự khác biệt đáng kể [1]. Do đó, mô hình vật liệu bê tông của Karagozian & Case hay *MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3 (MAT_072R3) trong LS-DYNA [19] được lựa chọn để mô phỏng cho hai loại bê tông. Việc áp dụng mô hình bê tông này là phù hợp với các nghiên cứu liên quan [20, 21].

Để đánh giá ảnh hưởng của tốc độ biến dạng đến đặc tính cơ học của bê tông khi chịu tải và đập, hệ số gia tăng động đối với bê tông chịu nén (CDIF) và bê tông chịu kéo (TDIF) được xác định thông qua công thức (1)–(2) theo Hao và Hao. [22]. Các đường cong biểu diễn hệ số gia tăng động sau đó được tích hợp vào mô hình vật liệu bê tông nhằm mô phỏng chính xác hơn ứng xử động của bê tông dưới tác động của tải trọng và đập.

$$CDIF = f_{cd}/f_{cs} = \begin{cases} 0,0419(\log \dot{\epsilon}) + 1,2165 & \dot{\epsilon} \leq 30s^{-1} \\ 0,8988(\log \dot{\epsilon})^2 - 2,8255(\log \dot{\epsilon}) + 3,4907 & \dot{\epsilon} > 30s^{-1} \end{cases} \quad (1)$$

$$TDIF = f_{td}/f_{ts} = \begin{cases} 0,26(\log \dot{\epsilon}) + 2,06 & \dot{\epsilon} \leq 1s^{-1} \\ 2(\log \dot{\epsilon}) + 2,06 & 1s^{-1} < \dot{\epsilon} \leq 2s^{-1} \\ 1,44331(\log \dot{\epsilon}) + 2,2276 & 2s^{-1} < \dot{\epsilon} \leq 150s^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

trong đó f_{cd}/f_{cs} là tỷ số giữa cường độ nén động đối với nén tĩnh của bê tông, f_{td}/f_{ts} là tỷ số giữa cường độ kéo động đối với kéo tĩnh của bê tông và $\dot{\epsilon}$ là tốc độ biến dạng bê tông.

b. Cốt thanh GFRP

Thanh GFRP được mô phỏng bằng mô hình vật liệu *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY (MAT_024) trong LS-DYNA [19], phù hợp với các nghiên cứu liên quan [15, 21]. Để phản ánh ảnh hưởng của tốc độ biến dạng, hệ số gia tăng động (DIF) cho vật liệu GFRP được xác định theo công thức (3) theo Duan và cs. [23], sau đó được tích hợp vào mô hình vật liệu của thanh GFRP trong quá trình mô phỏng.

$$DIF = \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}}{1,644E^{-4}}\right)^{1/38,9167} \quad (3)$$

trong đó E và $\dot{\epsilon}$ tương ứng là mô-đun đàn hồi và tốc độ biến dạng của cốt thanh GFRP.

c. Cốt thép dọc

Mô hình vật liệu *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY (MAT_024) trong LS-DYNA [19] được sử dụng để mô phỏng ứng xử cơ học của cốt thép, phù hợp với nghiên cứu của Tran và cs. [21]. Hệ số gia tăng động cho cốt thép được xác định thông qua công thức (4)–(5) theo Malvar và Crawford [24] và Sadraie và cs. [15], sau đó được khai báo vào mô hình vật liệu để đảm bảo mô phỏng chính xác ứng xử của cốt thép khi chịu tải va đập.

$$DIF = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-4}}\right)^{\alpha} \quad (4)$$

$$\alpha = 0,074 - 0,040(f_y/414) \quad (5)$$

trong đó DIF là hệ số gia tăng động của cốt thép, $\dot{\epsilon}$ là tốc độ biến dạng cốt thép và f_y là cường độ chảy dẻo cốt thép.

2.3. Phương pháp mô phỏng

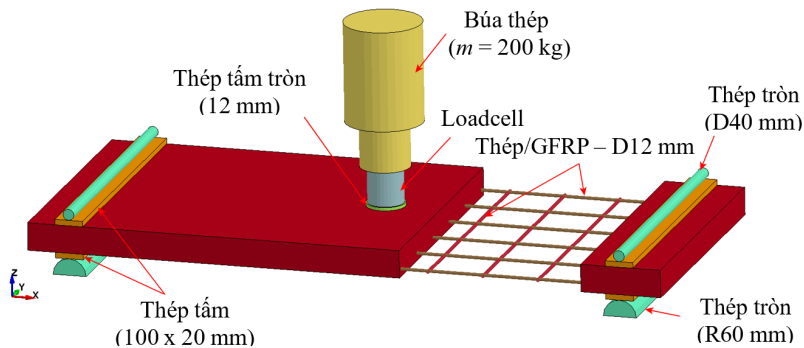
a. Mô hình liên kết bê tông với cốt GFRP/ thép

Mô hình sàn chịu tải va đập và thông số vật liệu trong LS-DYNA [19] được thể hiện ở Bảng 1 và Hình 4. Tấm sàn và các bộ phận phụ trợ (búa thép, thép tấm, thép tròn và lực kế bằng thép) được mô phỏng bằng phần tử khối 8 nút. Thanh GFRP và cốt thép được mô hình hóa bởi phần tử thanh (Hughes–Liu). Trong quá trình thí nghiệm, việc ghi nhận hiện tượng trượt của cốt GFRP và thép với bê tông được bỏ qua. Do vậy, liên kết bám dính giữa cốt dọc với bê tông được giả định là liên kết bám dính hoàn toàn theo nghiên cứu của Sadraie và cs. [15]. Để mô phỏng sự làm việc đồng thời của các thành phần trong kết cấu, liên kết của cốt dọc với bê tông được thiết lập thông qua thẻ *CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID trong LS-DYNA [14].

Bảng 1. Tham số mô hình vật liệu

Thành phần	Mô hình vật liệu	Tham số	Giá trị	Đơn vị
Bê tông	MAT_072R3	RO (khối lượng riêng)	$2,4 \times 10^{-9}$	tấn/mm ³
nước biển		FT (cường độ kéo quy đổi mẫu trụ)	4,25	N/mm ²
cát biển		A0 (cường độ nén quy đổi mẫu trụ)	-40,06	N/mm ²
		PR (hệ số poisson)	0,2	
		RSize (hệ số chuyển đổi đơn vị chiều dài)	$39,37 \times 10^{-3}$	
		UCF (hệ số chuyển đổi đơn vị ứng suất)	145	

Thành phần	Mô hình vật liệu	Tham số	Giá trị	Đơn vị
	MAT_ADD_EROSION	MXEPS (biến dạng chính lớn nhất)	0,6	
Bê tông truyền thống	MAT_072R3	RO (khối lượng riêng)	$2,4 \times 10^{-9}$	tấn/mm ³
		FT (cường độ kéo quy đổi mẫu trụ)	4,68	N/mm ²
		A0 (cường độ nén quy đổi mẫu trụ)	-41,05	N/mm ²
		PR (hệ số poisson)	0,2	
Thanh GFRP	MAT_024	RO (khối lượng riêng)	$2,1 \times 10^{-9}$	tấn/mm ³
		E (mô-đun đàn hồi)	$4,8 \times 10^4$	N/mm ²
		PR (hệ số poisson)	0,25	
		SIGY (cường độ phá hoại)	804	N/mm ²
		FAIL (biến dạng phá hoại)	0,022	
Cốt thép dọc	MAT_024	RO (khối lượng riêng)	$7,85 \times 10^{-9}$	tấn/mm ³
		E (mô-đun đàn hồi)	$2,0 \times 10^5$	N/mm ²
		PR (hệ số poisson)	0,3	
		SIGY (cường độ chảy dẻo)	350	N/mm ²
		FAIL (biến dạng dẻo phá hoại)	0,15	
Búa thép, thép tấm, thép tròn	MAT_024	RO (khối lượng riêng)	$7,85 \times 10^{-9}$	tấn/mm ³
		E (mô-đun đàn hồi)	$2,0 \times 10^5$	N/mm ²
		PR (hệ số poisson)	0,3	
		SIGY (cường độ chảy dẻo)	300	N/mm ²
		FAIL (biến dạng dẻo phá hoại)	0,12	



Hình 4. Mô hình sản phẩm chịu tải và đập

b. Điều kiện tiếp xúc

Sự tiếp xúc giữa các vật thể với nhau được mô hình hóa trong LS-DYNA [14] theo ràng buộc *CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE và phù hợp với nghiên cứu của Sadraie và cs. [15]. Độ cứng tiếp xúc trong LS-DYNA [14] được xác định cho phần tử khối như sau:

$$k = f_s \frac{KA^2}{V} \quad (6)$$

trong đó k là độ cứng tiếp xúc, f_s là hệ số tỷ lệ, K là mô-đun thể tích, A là diện tích tiếp xúc, và V là thể tích của phần tử tiếp xúc.

c. Tải trọng và điều kiện biên

Tải trọng va đập được tạo ra do búa thép rơi tự do ở độ cao 1,5 m. Việc tái hiện búa rơi ở một độ cao so với kết cấu chịu va đập bên dưới làm tăng khối lượng tính toán không cần thiết. Do đó, trong nghiên cứu này, búa được đặt cách hệ kết cấu một khoảng cách nhỏ hơn và được gán một vận tốc nhất định thông qua thẻ *INITIAL_VELOCITY_GENERATION. Đồng thời, gia tốc trọng trường được khai báo thông qua thẻ *LOAD_BODY_Z.

Điều kiện biên của bài toán được xác định tại các thanh thép tròn về phía hai đầu theo phương chiều dài của sàn và được khai báo thông qua thẻ *BOUNDARY_SPC_SET.

Bảng 2. Tổng hợp kết quả mô phỏng số

Mẫu	P_m	R_m	δ_m	δ'_m	ε_{bm}	ε_{cm}	Kiểu phá hoại
	kN	kN	mm	mm	%	%	
Mô phỏng số							
SC-A-20	903,67	40,79	47,66	20,22	1,03	−0,11	Uốn
RC-A-20	912,30	64,90	24,99	8,78	0,64	−0,12	Uốn
Thí nghiệm							
SC-A-20	875,89	38,79	46,56	19,41	1,19	−0,17	Uốn
RC-A-20	882,20	62,00	26,94	13,45	0,60	−0,11	Uốn

Ghi chú: SC và RC tương ứng là ký hiệu sàn bê tông nước biển cát biển cốt GFRP và sàn BTCT đối chứng; A là ký hiệu bê tông có cấp phối M350 (35 MPa); 20 là tỷ số chiều dài nhịp trên chiều dày sàn (L_o/h_s); P_m là lực va đập đỉnh; R_m là phản lực dương; δ_m và δ'_m là chuyển vị và độ võng giữa nhịp lớn nhất; ε_{bm} là biến dạng cốt dọc giữa nhịp lớn nhất; ε_{cm} là biến dạng nén (dấu “-”) bê tông giữa nhịp lớn nhất.

3. Kết quả mô phỏng số

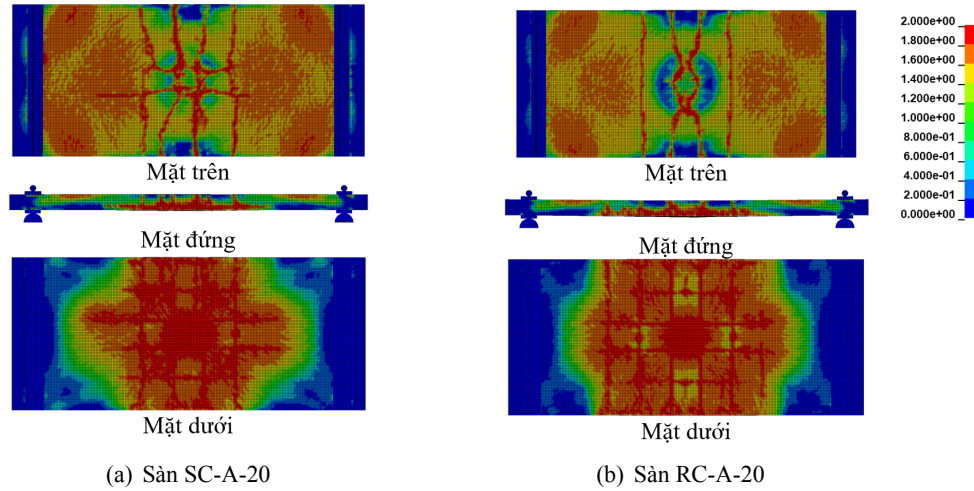
3.1. Hình thái vết nứt và kiểu phá hoại của sàn

Tổng hợp kết quả mô phỏng số của sàn chịu tải va đập được tổng hợp ở Bảng 2. Hình thái vết nứt của sàn được trình bày ở Hình 5. Đối với sàn bê tông nước biển cát biển cốt GFRP (GFRP-SC), kết quả mô phỏng số cho thấy có sự hình thành rõ rệt các vết nứt uốn ở cả mặt trên và mặt dưới tại vùng giữa nhịp của sàn. Hệ số biến dạng dẻo tương đương đạt giá trị cao (xấp xỉ 2.0 theo thang đo) cho thấy vật liệu đã vượt qua giới hạn đàn hồi. Ở mặt trên của sàn, ngoài vết nứt uốn, xuất hiện thêm các vết nứt xuyên tâm và có sự hình thành vùng biến dạng dẻo từ điểm va đập đến gối tựa. Ở mặt dưới của sàn, vùng biến dạng dẻo chỉ tập trung ở khu vực giữa nhịp (Hình 5(a)).

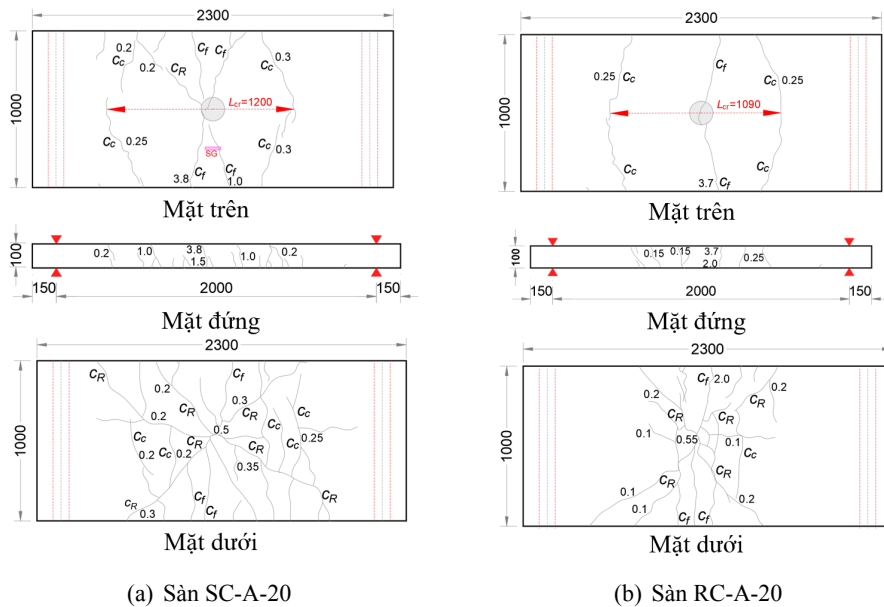
Đối với sàn BTCT đối chứng, kết quả mô phỏng số cũng cho thấy có sự xuất hiện các vết uốn giữa nhịp của sàn với giá trị hệ số biến dạng dẻo ghi nhận ở mức cao (xấp xỉ 2,0). So với sàn GFRP-SC, hình thái vết nứt của sàn BTCT có đặc điểm tương đồng, tuy nhiên mức độ phá hoại tổng thể của sàn BTCT cho thấy ít nghiêm trọng hơn (Hình 5(b)).

So sánh với thí nghiệm, hình thái vết nứt của sàn dự đoán theo phương pháp mô phỏng số có sự tương đồng. Cụ thể, các sàn xuất hiện vết nứt uốn (c_f) ở cả mặt trên và mặt dưới tại giữa nhịp với bề rộng lớn ($w_{cr} = 1,5$ đến 3,8 mm); tương ứng gấp từ 3 đến 7,6 lần $w_{cr,lim}$ (với $w_{cr,lim} = 0,5$ mm là bề rộng vết nứt giới hạn theo ACI 440.11-22 [18]). Quan sát bề mặt trên và dưới của sàn xuất hiện các vết nứt xuyên tâm (c_R) và vết nứt chu vi (c_c) với bề rộng từ 0,1 đến 0,55 mm (Hình 6). Nghiên cứu

thí nghiệm cũng cho thấy hình thái vết nứt và khoảng cách vùng nứt ($L_{cr} = 1,09$ đến $1,2$ m) của sàn GFRP-SC và sàn BTCT không quá khác biệt. Tuy nhiên, số lượng vết nứt trên bề mặt của sàn BTCT đối chứng ($n_{cr} = 5$) giảm mạnh so với của sàn GFRP-SC ($n_{cr} = 15$). Kết quả này có thể là do cốt GFRP có mô-đun đàn hồi thấp và sự khác biệt về đặc tính bám dính với bê tông so với cốt thép dẫn đến số lượng vết nứt của sàn GFRP-SC lớn hơn so với của sàn BTCT đối chứng [25, 26].



Hình 5. Hình thái vết nứt của sàn từ kết quả mô phỏng

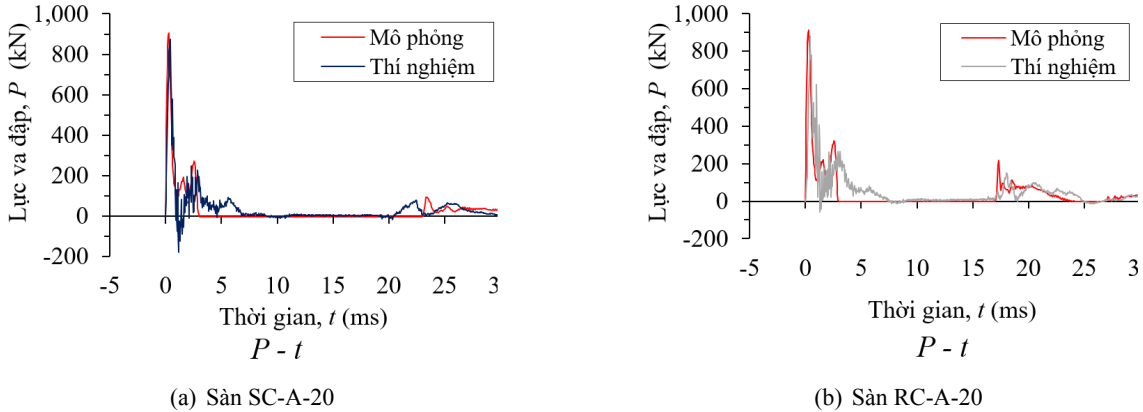


Hình 6. Hình thái vết nứt của sàn theo thí nghiệm

3.2. Lực va đập

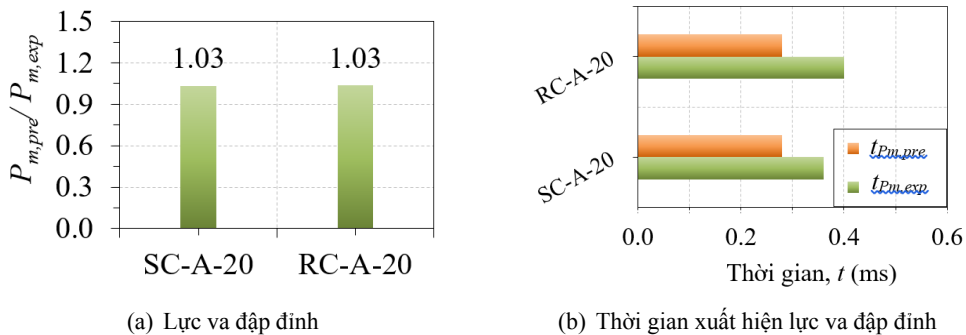
Quan hệ lực va đập và thời gian ($P - t$) của sàn được thể hiện ở Hình 7. Kết quả mô phỏng số bằng LS-DYNA cho thấy khi búa thép tác dụng vào sàn, lực va đập (P) xuất hiện và nhanh chóng đạt giá trị đỉnh (P_m) ở những xung va đập đầu tiên. Lực va đập đỉnh có xung dạng tam giác nhọn, với độ

lớn $P_m = 903,6$ đến $912,3$ kN (Bảng 2), và được ghi nhận ở thời điểm $t_{Pm} = 0,28$ ms. Ở thời điểm xuất hiện lực va đập đỉnh (P_m), chuyển vị của sàn (δ) gần như không đáng kể. Sau khi đạt đỉnh, lực va đập giảm nhanh về 0. Tiếp đến, lực va đập có xu hướng phục hồi và thay đổi với một biên độ nhỏ hơn đáng kể khi so với lực va đập đỉnh.



Hình 7. Quan hệ lực va đập – thời gian ($P - t$)

So với sàn GFRP-SC, kết quả mô phỏng số cho thấy đường cong lực va đập của sàn BTCT không có sự khác biệt đáng kể. Khả năng kháng va đập giữa hai sàn chỉ khác biệt nhỏ dưới 0,7% (Bảng 2 và Hình 7). Về vấn đề này, các nghiên cứu liên quan [7, 12] chỉ ra rằng, lực va đập đỉnh xuất hiện ở những xung va đập đầu tiên khi sàn ở giai đoạn ứng xử cực bộ. Độ lớn lực va đập đỉnh phụ thuộc vào năng lượng va đập và độ cứng của vùng tiếp xúc, trong khi ảnh hưởng của độ cứng uốn của sàn trong giai đoạn này là không đáng kể. Do đó, kết quả cho thấy khả năng kháng va đập của sàn GFRP-SC và sàn BTCT đối chứng là tương đương nhau. Giá trị phản lực lớn nhất ghi nhận, $R_m = 40,7$ đến $64,9$ kN, xấp xỉ đạt 5 đến 7% P_m (với P_m là lực va đập đỉnh) (Bảng 2).



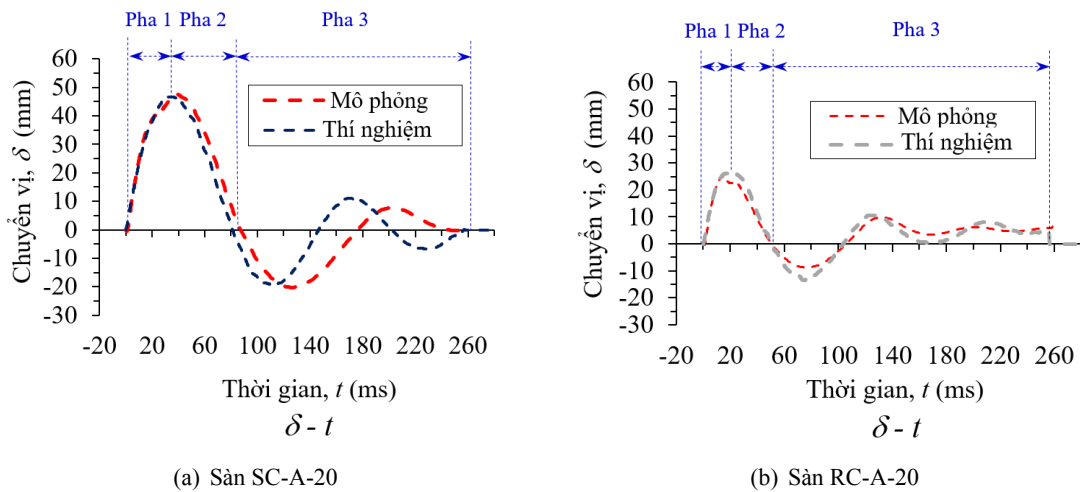
Hình 8. So sánh kết quả lực va đập đỉnh mô phỏng và thí nghiệm

So sánh với kết quả thí nghiệm, phương pháp mô phỏng số cho dự đoán đường cong lực va đập có xu hướng tương đồng (Hình 7). Trong Hình 8, $P_{m,pre}/P_{m,exp}$ là tỷ số giữa lực va đập dự đoán từ mô phỏng số và thí nghiệm, $t_{Pm,pre}$ và $t_{Pm,exp}$ tương ứng là thời gian xuất hiện lực va đập đỉnh mô phỏng và thí nghiệm. Độ lớn lực va đập đỉnh dự đoán từ mô hình số cho kết quả gần với thí nghiệm với tỷ số $P_{m,pre}/P_{m,exp} = 1,03$ (Hình 8(a)). Thời gian ghi nhận lực va đập đỉnh từ kết quả mô phỏng ($t_{Pm,pre} = 0,28$ ms) sớm hơn so với thí nghiệm ($t_{Pm,exp} = 0,36$ đến $0,48$ ms) nhưng không quá đáng kể có thể do ảnh hưởng của điều kiện tiếp xúc giữa thí nghiệm và mô hình mô phỏng (Hình 8(b)). Ở giai

đoạn sau lực va đập đỉnh, lực va đập thí nghiệm của sàn duy trì với độ lớn rất thấp và do ảnh hưởng bởi sự sai lệch điều kiện tiếp xúc giữa búa thép và sàn, do vậy, việc so sánh đường cong lực va đập ở giai đoạn này được bỏ qua. Kết quả nghiên cứu cũng cho thấy giá trị phản lực gối lớn nhất (R_m) ghi nhận giữa hai phương pháp chỉ khác biệt dưới 5% (Bảng 2).

3.3. Chuyển vị

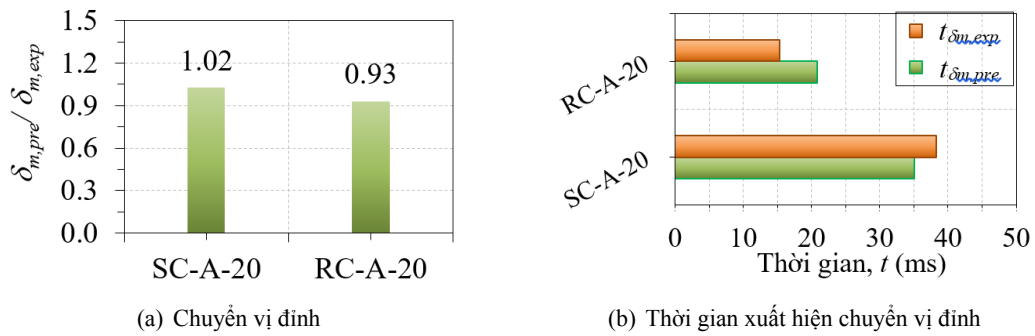
Quan hệ giữa chuyển vị và thời gian của sàn được thể hiện ở Hình 9, trong đó $\delta_{m,pre}/\delta_{m,exp}$ là tỷ số chuyển vị đỉnh mô phỏng và thí nghiệm, $t_{\delta m,pre}$ và $t_{\delta m,exp}$ lần lượt là thời gian xuất hiện chuyển vị đỉnh mô phỏng và thí nghiệm. Kết quả mô phỏng số cho thấy, chuyển vị của sàn có thể được phân thành ba giai đoạn. Giai đoạn 1 (sự gia tăng chuyển vị), sau thời điểm xuất hiện lực va đập đỉnh, chuyển vị sàn gia tăng nhanh và đạt đến chuyển vị lớn nhất ($\delta_m = 24,9$ đến $47,6$ mm) ở thời điểm $t_{\delta m} = 15,34$ đến $38,3$ ms. Giá trị chuyển vị này lớn hơn từ 3 đến 5,7 lần δ_{ser} (với $\delta_{ser} = L_o/240 = 8,3$ mm là độ võng giới hạn sử dụng của sàn theo ACI 440.11-22 [18]). Giai đoạn 2 (sự giảm của chuyển vị), sau khi đạt chuyển vị đỉnh, sàn có xu hướng quay trở về vị trí ban đầu, chuyển vị sàn từ giá trị lớn nhất trở về 0 ở thời điểm $t_{80} = 52,3$ đến $88,8$ ms. Giai đoạn 3 (sàn dao động tự do), sàn bị võng lên và đạt độ võng lớn nhất ($\delta'_m = 8,78$ đến $20,22$ mm) và sau đó sàn dao động tự do tắt dần cho đến khi kết thúc dao động.



Hình 9. Quan hệ lực va đập và thời gian ($P - t$)

So với sàn BTCT đối chứng, độ võng của sàn GFRP-SC lớn hơn đáng kể đến 1,9 lần và thời gian ứng xử $t_{\delta m}$ tăng 2,5 lần (Bảng 2 và Hình 9). Các nghiên cứu đã chỉ ra rằng, trong các cấu kiện bê tông cốt thanh phi kim, vết nứt uốn thường xuất hiện sớm và lan rộng nhanh hơn so với cấu kiện BTCT. Nguyên nhân là do đặc tính giòn, mô-đun đàn hồi thấp của cốt phi kim, cùng với sự khác biệt đáng kể về cơ chế bám dính giữa cốt phi kim và bê tông. Những yếu tố này dẫn đến độ võng của cấu kiện bê tông cốt phi kim lớn hơn đáng kể so với cấu kiện BTCT trong cùng điều kiện tải trọng [25, 26].

So sánh với kết quả thí nghiệm, mô phỏng số dự đoán chuyển vị sàn gần với thí nghiệm ở giai đoạn 1 (sàn đạt chuyển vị lớn nhất) và giai đoạn 2 (sàn phục hồi về vị trí ban đầu). Ở giai đoạn 3 (sàn dao động tự do), đường cong chuyển vị dự đoán có sự sai khác so với thí nghiệm. Nguyên nhân có thể do ảnh hưởng của sự thay đổi độ cứng uốn và sự sai lệch của liên kết gối tựa. Giá trị độ võng lớn nhất dự đoán cho kết quả gần sát với thí nghiệm với tỷ số trung bình $\delta_{m,pre}/\delta_{m,exp}$ xấp xỉ 0,98 (Hình 10(a)), và thời gian ứng xử $t_{\delta m}$ chỉ khác biệt dưới 8% (Hình 10(b)).

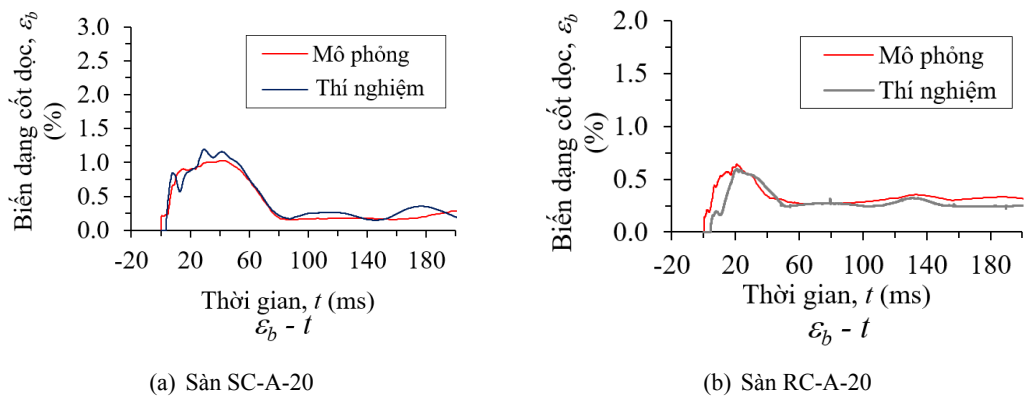


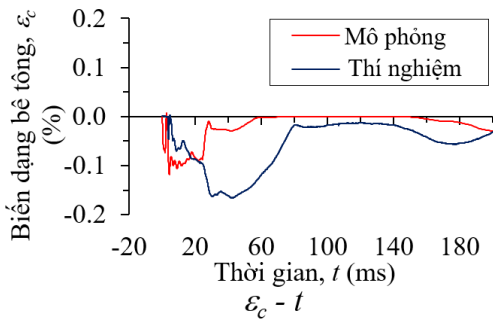
Hình 10. So sánh kết quả chuyển vị mô phỏng và thí nghiệm

3.4. Biến dạng

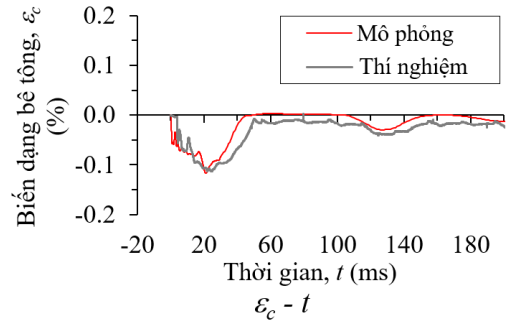
Biến dạng giữa nhịp của cốt dọc và bê tông theo thời gian được thể hiện ở Hình 11 và 12. Kết quả mô phỏng số cho thấy, biến dạng lớn nhất của thanh GFRP trong sàn GFRP-SC đạt $\varepsilon_f = 1,03\%$, xấp xỉ bằng $47\%\varepsilon_{fu}$ (với $\varepsilon_{fu} = 2,2\%$ là biến dạng tới hạn của thanh GFRP). Đối với sàn BTCT, cốt dọc đã bị chảy dẻo do biến dạng lớn nhất của cốt thép ghi nhận được là $\varepsilon_{sm} = 0,6\%$ vượt giới hạn biến dạng chảy dẻo của thép ($\varepsilon_{su} = 0,2\%$). Ở thời điểm phá hoại, kết quả mô phỏng cho thấy biến dạng bê tông lớn nhất của các sàn đạt $\varepsilon_{cm} = 0,11$ đến $0,12\%$, xấp xỉ bằng $38\%\varepsilon_{cu}$ (với $\varepsilon_{cu} = 0,3\%$ là biến dạng nén vỡ của bê tông). Do cấu kiện sàn có chiều cao tiết diện nhỏ, kết hợp với mô-đun đàn hồi thấp của thanh GFRP khiến cho vết nứt uốn trong sàn GFRP-SC khi chịu tải và đập xuất hiện sớm và phát triển rất nhanh, xuyên hết chiều dày sàn chỉ trong vòng vài ms như kết quả thí nghiệm từ nghiên cứu này đã cho thấy. Kết quả là các sàn có xu hướng bị phá hoại chủ yếu bởi ứng suất kéo mà không phải ứng suất nén gây vỡ bê tông cục bộ. Do vậy, biến dạng bê tông của sàn GFRP-SC và RC ghi nhận không lớn (chỉ đạt 38 đến $47\%\varepsilon_{cu}$). Đối với sàn GFRP-SC, biến dạng cốt dọc GFRP chưa đạt đến giá trị giới hạn, nguyên nhân có thể là do cốt GFRP đã bị trượt ra khỏi bê tông bởi sự xuất hiện của các vết nứt uốn lớn. Khi đó, ứng suất kéo trong sàn không còn được truyền vào cốt GFRP trong khoảng thời gian ứng xử vô cùng ngắn của sàn. Bề rộng vết nứt và chuyển vị của sàn GFRP-SC được ghi nhận từ thí nghiệm và mô phỏng đã vượt xa so với giới hạn sử dụng cho phép của chúng (xem mục 3.1 và 3.3).

So với kết quả thí nghiệm, đường cong biến dạng cốt dọc và bê tông từ mô hình số cho kết quả khá tương đồng với thí nghiệm. Mức độ dự đoán sai lệch biến dạng cốt dọc lớn nhất chỉ khác biệt dưới 16% giữa hai phương pháp.

Hình 11. Quan hệ biến dạng cốt dọc giữa nhịp – thời gian ($\varepsilon_b - t$)



(a) Sàn SC-A-20

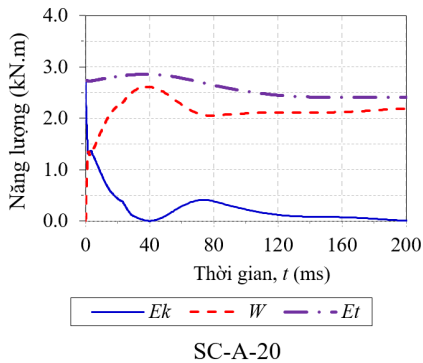


(b) Sàn RC-A-20

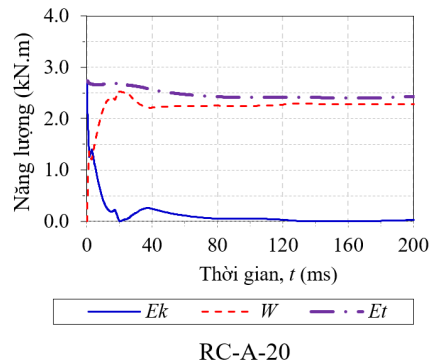
Hình 12. Quan hệ biến dạng bê tông giữa nhịp – thời gian ($\varepsilon_c - t$)

3.5. Khả năng hấp thụ năng lượng

Sự chuyển hóa năng lượng của sàn dưới tải va đập được thể hiện ở Hình 13, trong đó E_k là động năng của búa, W là năng lượng biến dạng của sàn và E_t là năng lượng tổng. Kết quả mô phỏng số cho thấy, tại thời điểm búa thép tác dụng vào sàn, động năng của búa đạt cực đại ($E_k = 2,74 \text{ kN.m}$) nhưng năng lượng biến dạng của sàn đạt cực tiểu ($W = 0$). Sau thời điểm va đập, động năng của búa (E_k) nhanh chóng về 0 và duy trì ở một giá trị rất thấp ở giai đoạn sau va đập. Trong khi đó, năng lượng biến dạng của sàn gia tăng nhanh chóng và đạt giá trị lớn nhất ($W = 2,5$ đến $2,6 \text{ kN.m}$), tương ứng với thời điểm sàn đạt độ võng lớn nhất ($t_{\delta m} = 15,34$ đến $38,3 \text{ ms}$). Kết quả nghiên cứu này cho thấy quá trình chuyển đổi từ năng lượng động học của búa thép sang năng lượng biến dạng của sàn và hình thành ứng suất bên trong kết cấu. Đường năng lượng tổng có xu hướng ổn định trong quá trình mô phỏng và giảm nhẹ do các yếu tố tiêu tán năng lượng trong quá trình va đập cũng như ảnh hưởng của tỷ số cản trong kết cấu.



(a) Sàn SC-A-20



(b) Sàn RC-A-20

Hình 13. Sự chuyển hóa năng lượng do va đập

4. Kết luận

Từ các kết quả đạt được trong bài báo này, một số kết luận được rút ra như sau:

- Ứng xử uốn của sàn GFRP-SC dưới tải va đập:

+ Sàn GFRP-SC bị phá hoại do sự hình thành các vết nứt uốn ở vị trí giữa nhịp trong giai đoạn ứng xử tổng thể, không phải giai đoạn cục bộ. Bên cạnh sự tồn tại các vết nứt uốn giữa nhịp, các vết nứt chu vi và vết nứt xuyên tâm ở mặt trên và mặt dưới của sàn cũng được ghi nhận.

+ Lực va đập và chuyển vị của sàn không đạt giá trị lớn nhất ở cùng thời điểm. Lực va đập đạt giá trị đỉnh rất sớm ngay ở xung đầu tiên ở mốc thời gian 0,28 ms; và chuyển vị của sàn gia tăng nhanh sau thời điểm lực va đập đạt đỉnh và đạt giá trị lớn nhất ở mốc thời gian 38,3 ms (tổng thời gian ứng xử của sàn là 260 ms).

+ Phản lực của sàn ghi nhận rất thấp, chỉ đạt 5% lực va đập đỉnh.

+ Biến dạng cốt GFRP lớn nhất ở giữa nhịp đạt xấp xỉ 47% biến dạng kéo đứt của cốt GFRP. Biến dạng bê tông lớn nhất đạt xấp xỉ 38% biến dạng nén vỡ của bê tông. Điều này một lần nữa cho thấy sàn không bị phá hoại cục bộ do bê tông bị nén vỡ.

- So với sàn BTCT truyền thống, khả năng kháng va đập của sàn GFRP-SC không khác biệt đáng kể, nhưng chuyển vị của sàn GFRP-SC lớn hơn đáng kể so với của sàn BTCT (đến 1,9 lần). Kết quả này cho thấy được tiềm năng lớn của cốt GFRP trong các cấu kiện bê tông mà ở đó vấn đề chịu lực của kết cấu mang tính quyết định hơn là khả năng biến dạng của chúng.

- Kết quả mô phỏng số dựa trên chương trình LS-DYNA cho thấy có sự tương đồng tốt với kết quả thí nghiệm của sàn GFRP-SC. Điều này cho thấy mô hình số được xây dựng trong nghiên cứu này có thể dùng để hỗ trợ hiệu quả cho việc nghiên cứu khả năng kháng va đập của sàn GFRP-SC và sàn BTCT bên cạnh phương pháp thí nghiệm.

Lời cảm ơn

Nghiên cứu này được tài trợ bởi đề tài NCKH tỉnh An Giang theo hợp đồng số 29/HĐ-SKHCN. Các tác giả chân thành cảm ơn Phòng Thí nghiệm Kết cấu Công trình, Khoa Kỹ thuật Xây dựng, Trường Đại học Bách khoa – ĐHQG TP.HCM đã hỗ trợ kỹ thuật cho nghiên cứu thí nghiệm trong bài báo này.

Tài liệu tham khảo

- [1] Younis, A., Ebead, U., Suraneni, P., Nanni, A. (2018). [Fresh and hardened properties of seawater-mixed concrete](#). *Construction and Building Materials*, 190:276–286.
- [2] Guan, H., Hao, B., Zhang, G. (2023). [Mechanical properties of concrete prepared using seawater, sea sand and spontaneous combustion coal gangue](#). *Structures*, 48:172–181.
- [3] Kishi, N., Mikami, H., Matsuoka, K., Ando, T. (2002). [Impact behavior of shear-failure-type RC beams without shear rebar](#). *International Journal of Impact Engineering*, 27(9):955–968.
- [4] Pham, T. M., Chen, W., Hao, H. (2021). [Review on impact response of reinforced concrete beams: Contemporary understanding and unsolved problems](#). *Advances in Structural Engineering*, 24(10): 2282–2303.
- [5] Cotsovos, D. M., Stathopoulos, N. D., Zeris, C. A. (2008). [Behavior of RC Beams Subjected to High Rates of Concentrated Loading](#). *Journal of Structural Engineering*, 134(12):1839–1851.
- [6] Pham, T. M., Hao, H. (2017). [Plastic hinges and inertia forces in RC beams under impact loads](#). *International Journal of Impact Engineering*, 103:1–11.
- [7] Fujikake, K., Li, B., Soeun, S. (2009). [Impact response of reinforced concrete beam and its analytical evaluation](#). *Journal of Structural Engineering*, 135(8):938–950.
- [8] Zhao, D.-B., Yi, W.-J., Kunnath, S. K. (2017). [Shear mechanisms in reinforced concrete beams under impact loading](#). *Journal of Structural Engineering*, 143(9):04017089.
- [9] Adhikary, S. D., Li, B., Fujikake, K. (2015). [Low Velocity Impact Response of Reinforced Concrete Beams: Experimental and Numerical Investigation](#). *International Journal of Protective Structures*, 6(1): 81–111.
- [10] Huang, Z., Chen, W., Tran, T. T., Pham, T. M., Hao, H., Chen, Z., Elchalakani, M. (2021). [Experimental and numerical study on concrete beams reinforced with Basalt FRP bars under static and impact loads](#). *Composite Structures*, 263:113648.
- [11] Jin, L., Yang, J., Zhang, R., Du, X. (2023). [Modeling of GFRP-reinforced concrete slabs under various impact masses and velocities](#). *Thin-Walled Structures*, 182:110175.

- [12] Li, H., Chen, W., Pham, T. M., Hao, H. (2021). [Analytical and numerical studies on impact force profile of RC beam under drop weight impact](#). *International Journal of Impact Engineering*, 147:103743.
- [13] Xiao, Y., Li, B., Fujikake, K. (2017). [Behavior of Reinforced Concrete Slabs under Low-Velocity Impact](#). *ACI Structural Journal*, 114(3).
- [14] LS-DYNA (2018). *Keyword User's Manual - Volume I (LS-DYNA R11)*. Livermore Software Technology Corporation.
- [15] Sadraie, H., Khaloo, A., Soltani, H. (2019). [Dynamic performance of concrete slabs reinforced with steel and GFRP bars under impact loading](#). *Engineering Structures*, 191:62–81.
- [16] ASTM D-3916-08 (2008). *Standard Test method for tensile properties of pultruded glass-fiber-reinforced plastic rod*. American Society for Testing and Materials, International Standard, USA.
- [17] La-Hong, H., Pham, T. M., Nguyen-Minh, L. (2024). [Structural behavior of concrete slabs made of seawater sea sand and reinforced with GFRP reinforcement under flexural loading](#). *Structures*, 63:106351.
- [18] ACI-440.11-22 (2022). *Building Code Requirements for Structural Concrete Reinforced with Glass Fiber-Reinforced Polymer (GFRP) Bars-Code and Commentary*. American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, USA.
- [19] LS-DYNA (2018). *Keyword User's Manual - Volume II - Material Models (LS-DYNA R11)*. Livermore Software Technology Corporation.
- [20] Pham, T. M., Hao, H. (2018). [Influence of global stiffness and equivalent model on prediction of impact response of RC beams](#). *International Journal of Impact Engineering*, 113:88–97.
- [21] Tran, D. T., Pham, T. M., Hao, H., Tran, T. T., Chen, W. (2023). [Impact Response of Prestressed Prefabricated Segmental and Monolithic Basalt-FRP-Reinforced Geopolymer Concrete Beams](#). *Journal of Composites for Construction*, 27(5):04023045.
- [22] Hao, Y., Hao, H. (2014). [Influence of the concrete DIF model on the numerical predictions of RC wall responses to blast loadings](#). *Engineering Structures*, 73:24–38.
- [23] Duan, S., Mo, F., Yang, X., Tao, Y., Wu, D., Peng, Y. (2016). [Experimental and numerical investigations of strain rate effects on mechanical properties of LGFRP composite](#). *Composites Part B: Engineering*, 88:101–107.
- [24] Malvar, L., Crawford, J. (1998). Dynamic Increase Factors for Steel Reinforcing Bars. *Twenty-Eighth DDESB Seminar*, Orlando, FL.
- [25] Barris, C., Torres, L., Turon, A., Baena, M., Catalan, A. (2009). [An experimental study of the flexural behaviour of GFRP RC beams and comparison with prediction models](#). *Composite Structures*, 91(3): 286–295.
- [26] Nguyen-Minh, L., Rovňák, M. (2013). [Punching shear resistance of interior GFRP reinforced slab-column connections](#). *Journal of Composites for Construction*, 17(1):2–13.